

组合式防护结构抗侵彻爆炸联合作用设计*

吴昊¹, 岑国华¹, 程月华²

(1. 同济大学土木工程学院, 上海 200092; 2. 同济大学航空航天与力学学院, 上海 200092)

摘要: 相对于传统的整体式防护结构, 由遮弹层、分配层和结构层构成的组合式防护结构可更经济有效地抵抗钻地武器的侵彻爆炸联合作用。针对组合式防护结构抗侵彻爆炸联合作用的设计方法, 首先基于遮弹层、分配层和结构层的防护设计需求, 提出了整体设计思路与流程。然后建立并验证了组合式防护结构抗侵彻爆炸联合作用的精细化数值仿真分析方法。进一步对 105mm 口径弹体和 7kg 奥克托今 (HMX) 炸药侵彻爆炸作用下的组合式防护结构进行实例设计, 表明提出的设计方法可实现弹体侵彻不贯穿遮弹层, 且经分配层消波后传递至结构层的荷载小于其局部动态承载力。最后在弹体侵彻爆炸荷载和结构各层厚度相同的条件下, 定量对比分析了三种遮弹层 (普通混凝土 (normal strength concrete, NSC)、超高性能混凝土 (ultra-high performance concrete, UHPC) 和刚玉块石混凝土 (corundum rubble concrete, CRC)) 和两种分配层 (泡沫混凝土和砂) 材料构成的组合式防护结构的动态响应与损伤破坏。结果表明: (1) 含 NSC 遮弹层防护结构发生弹体贯穿, “UHPC 遮弹层+砂分配层+NSC 结构层” 防护结构中结构层顶部反射应力峰值大于其局部动态承载力, 均不满足防护设计需求; “UHPC/CRC 遮弹层+C3 泡沫混凝土分配层+NSC 结构层” 两种防护结构中分配层底部出现局部屈服, 结构层顶部反射应力峰值小于其局部动态承载力, 均满足防护设计需求; (2) “UHPC 遮弹层+C3 泡沫混凝土/砂分配层+NSC 结构层” 两种防护结构中分配层的压缩率相近 (约 30%), 但 C3 泡沫混凝土分配层顶部和底部的应力峰值约为相应砂分配层的 16% 和 13%, 其波阻抗失配效应更显著, 且消波性能更优; (3) “CRC 遮弹层+C3 泡沫混凝土分配层+NSC 结构层” 防护结构抗侵彻爆炸联合作用性能最优, 其遮弹层侵彻深度以及分配层的压缩率、顶部应力、应变峰值和底部应变峰值分别约为相应 UHPC 遮弹层工况的 87%、29%、55%、47% 和 21%。

关键词: 组合式防护结构; 侵彻爆炸联合作用; 遮弹层; 分配层; 防护设计

中图分类号: O385

国标学科代码: 1303530

文献标识码: A

Design of composite protective structure against combined penetration and explosion

WU Hao¹, CEN Guohua¹, CHENG Yuehua²

(1. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. School of Aerospace Engineering and Applied Mechanics, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: The composite protective structure consists of a shield layer, a distribution layer, and a structure layer. Compared with traditional monolithic protective structure made of high strength materials, the composite protective structure is more economical and effective to resist the combined penetration and explosion of earth-penetrating weapons. To establish a design method for composite protective structures against combined penetration and explosion, the integrated design concept and process were first proposed based on the protective requirements of shield layer, distribution layer, and structure layer. Subsequently, a high-fidelity

*收稿日期: 2026-03-05; 修回日期: 2026-05-13;

基金项目: 国家自然科学基金 (52308522); 工程材料与结构冲击振动四川省重点实验室开放基金 (23kfgk01)

第一作者: 吴昊 (1981-), 男, 博士, 教授, wuhaocivil@tongji.edu.cn

通信作者: 程月华 (1994-), 女, 博士, 助理教授, yhcheng@tongji.edu.cn

numerical simulation method was established and validated to analyze the resistance of composite protective structures against combined penetration and explosion. Furthermore, a composite protective structure was designed against the penetration of a 105 mm projectile and explosion of 7 kg of HMX explosive as example. The results indicated that shield layer is non-perforated and the load transmitted to the structure layer attenuated by distribution layer is less than local dynamic bearing capacity of structure layer, so the composite protective structure can meet the protective requirements by using the proposed design method. Finally, under the constraints of equal combined penetration and explosion and thickness of each layer, comparative analysis was conducted on the dynamic response and damage of composite protective structures consisting of three types of shield layers—normal strength concrete (NSC), ultra-high performance concrete (UHPC), and corundum rubble concrete (CRC), and two types of distribution layers—C3 foam concrete and sand. The results indicated that: (1) The NSC shield layer is perforated by projectile and the peak reflected stress at the top of structure layer in “UHPC shield layer + sand distribution layer + NSC structure layer” composite protective structure is larger than local dynamic bearing capacity, both fail to meet protective requirements; “UHPC/CRC shield layer + C3 foam concrete distribution layer + NSC structure layer” exhibit localized yielding at the bottom of distribution layer, with peak reflected stresses at the top of structure layer is less than local dynamic capacity, both meet protective requirements. (2) The compression ratios of the distribution layers in both “UHPC shield layer + C3 foam concrete/sand distribution layer + NSC structure layer” are similar (approximately 30%), but the peak stresses at both the top and bottom of C3 foam concrete distribution layer are only 16% and 13% of those in the sand distribution layer. The impedance mismatch effect of composite structure with C3 foam concrete distribution layer is more pronounced than sand distribution layer and exhibits better wave attenuation performance. (3) The “CRC shield layer + C3 foam concrete distribution layer + NSC structure layer” exhibits the best resistance against combined penetration and explosion, with penetration depth in shield layer, as well as compression ratio, peak stress and strain at the top, and peak strain at the bottom of distribution layer are 87%, 29%, 55%, 47%, and 21% respectively of those in the corresponding UHPC shield layer configuration.

Keywords: composite protective structure; combined penetration and explosion; shield layer; distribution layer; protective design

作为国防工程的关键屏障，防护结构需抵抗钻地武器高速侵彻和弹载装药爆炸的联合作用。传统采用单层高强材料的整体式防护结构难以兼顾轻量化和高效防护，组合式防护结构通过遮弹层、分配层和结构层的协同作用，可更经济有效地提升其抗侵彻爆炸联合作用性能^[1]。因此，建立组合式防护结构的整体设计方法具有重要工程价值。

如图 1 (a) 所示的组合式防护结构由上至下依次为遮弹层、分配层和结构层。在遮弹层防护性能方面，程月华等^[2, 3]和吴昊等^[4, 5]分别开展了普通混凝土 (normal strength concrete, NSC)、超高性能混凝土 (ultra-high performance concrete, UHPC) 和刚玉块石混凝土 (corundum rubble concrete, CRC) 靶体的侵彻爆炸联合作用试验，并开展了原型战斗部打击下三种靶体的性能评估与防护设计，结果表明 CRC 靶体的抗侵彻爆炸性能最优。赖建中等^[6]和 Yang 等^[7]开展了 NSC 和 UHPC 靶体的侵彻爆炸联合作用试验，指出侵彻造成的初始损伤对靶体内部应力波传播和最终靶体破坏等级具有较大影响。此外，由于试验成本较高，部分研究^[8-12]通过数值模拟对比了混凝土靶体在单一侵彻和侵彻爆炸联合作用下的损伤破坏，表明数值仿真分析方法能够真实地反映钻地武器的侵彻爆炸过程以及靶体的损伤破坏，可以辅助防护结构的性能评估与设计。

在分配层消波性能方面，方秦等^[13, 14]对比了采用泡沫混凝土和中粗砂分配层的组合式防护结构在爆炸作用下的应力波传播衰减规律和损伤破坏，指出泡沫混凝土分配层具有良好的消波特性和能量分配可调控的优势，利用其较长的屈服平台和较低的波阻抗，通过设计强度等级和厚度，可使作用于结构上的爆炸荷载峰值恰为泡沫混凝土的屈服强度，实现对结构层顶部荷载的可控设计，并进一步提出了组合式防护结构的设计理念。Zhou 等^[15]通过试验与数值仿真对比分析了分配层材料对组合式防护结构抗爆性能的影响，结果表明蒸压加气混凝土和泡沫陶瓷球壳分配层相比砂分配层能更有效地降低结构层顶板的应力、加速度和位移。颜海春等^[16]通过数值仿真分析方法提出了爆炸作用

下采用空气分配层的组合式防护结构的设计方法, 指出空气分配层可有效降低作用于结构层顶部的爆炸荷载, 并可通过调整空气分配层厚度使结构层顶部荷载小于其承载力。组合式防护结构中的结构层一般指防护工程主体结构的顶板, 现行规范^[17]已针对爆炸作用下不同防护等级和使用功能的主体结构顶板 and 外墙等构件给出了较为完善的设计方法。

综上, 当前研究主要还存在以下不足: (1) 已有工作主要针对侵彻爆炸联合作用下的单一遮弹层^[2-12]或单一爆炸作用下的组合式防护结构^[13-16]进行讨论, 缺乏侵彻爆炸联合作用下组合式防护结构的整体分析与设计工作; (2) 缺乏典型组合式防护结构抗侵彻爆炸联合作用的精细化数值仿真分析方法; (3) 由不同遮弹层和分配层材料构成的组合式防护结构抗侵彻爆炸性能的定量对比工作较少。因此, 本文首先基于组合式防护结构各层的防护设计需求, 即弹体侵彻不贯穿遮弹层, 且经分配层消波后传递至结构层的荷载小于其局部动态承载力, 提出整体设计思路与流程, 然后建立并验证组合式防护结构抗侵彻爆炸联合作用的精细化数值仿真分析方法, 进一步对组合式防护结构进行了实例设计, 最后在弹体侵彻爆炸荷载和结构各层厚度相同的条件下, 定量对比了三种遮弹层

(NSC、UHPC 和 CRC) 和两种分配层 (C3 泡沫混凝土和砂) 材料构成的组合式防护结构的动态响应与损伤破坏。

1 设计思路与流程

基于遮弹层、分配层和结构层的防护设计需求, 通过对具有不同力学性能的材料进行组合配置, 能够实现对钻地武器侵彻爆炸联合作用的高效防护。其中遮弹层通常采用高强高硬材料, 迫使弹体停滞于该层爆炸而不发生直接贯穿^[1]; 分配层通常采用多孔和颗粒类材料, 通过波阻抗失配效应和压缩变形能力强的优势, 显著减少遮弹层透射至分配层的能量, 并对爆炸波进行衰减及分散, 使得传递至结构层的荷载小于其局部动态承载力; 结构层的主要功能是对整体结构进行支撑, 保护内部人员和设备安全。

组合式防护结构的设计内容包括遮弹层、分配层和结构层的材料类型和尺寸。在给定防护等级的基础上, 依据现行规范^[17]可对结构层进行初步设计, 遮弹层和分配层主要承受侵彻爆炸荷载, 采用精细化数值仿真分析方法对其进行设计。图 1 (b) 为具体的设计流程: (1) 明确所设计组合式防护结构的防护等级和侵彻爆炸工况; (2) 基于防护等级, 依据现行规范^[17]确定结构层的材料类型、尺寸和配筋等, 计算相应的均布静态承载力 q ^[18], 进一步通过引入动力系数 K_d 和荷载分布系数 C_e ^[19] 将 q 换算为局部动态承载力 P ; (3) 针对侵彻工况, 建立遮弹层抗弹体侵彻数值模型, 通过迭代调整遮弹层厚度以满足弹体侵彻不贯穿的防护设计需求, 并将该厚度确定为遮弹层的设计厚度; (4) 根据上述确定的结构层和遮弹层建立完整的组合式防护结构数值模型, 基于侵彻爆炸联合作用精细化数值仿真分析方法, 通过迭代调整分配层厚度以满足结构层顶部荷载小于其局部动态承载力的防护设计需求, 从而完成整体结构设计。

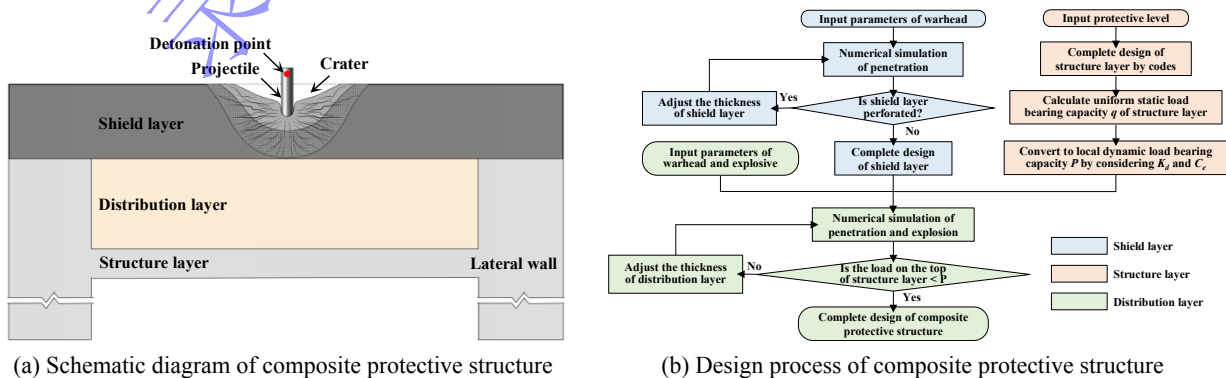


图 1 组合式防护结构示意图及设计流程

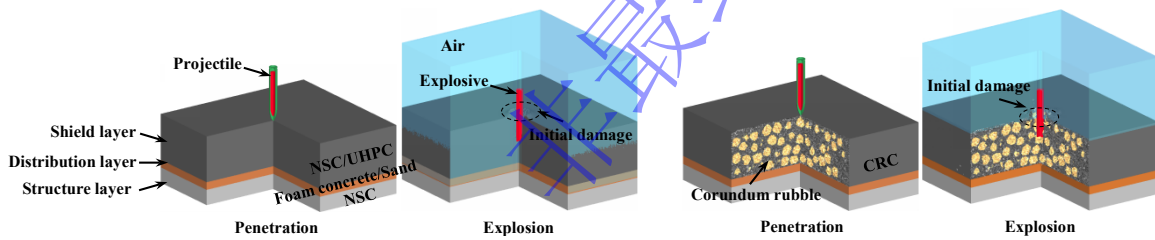
Fig.1 Schematic diagram and design process of composite protective structure

2 数值仿真分析及试验验证

本节提出图 1 (b) 设计流程中采用的组合式防护结构抗侵彻爆炸联合作用的精细化数值仿真分析方法。由于缺乏整体组合式防护结构抗侵彻爆炸联合作用试验, 因此分别对现有的 NSC、UHPC 和 CRC 靶体抗侵彻爆炸联合作用试验^[2, 3, 20]以及采用砂和泡沫混凝土分配层的组合式防护结构抗爆炸作用试验^[14, 15]开展数值仿真并与试验结果对比验证提出方法的可靠性。

2.1 数值仿真分析方法

基于非线性显示动力学商用有限元软件 LS-DYNA 建立侵彻爆炸联合作用下的组合式防护结构数值模型, 如图 2 所示。遮弹层、分配层、结构层和弹体采用拉格朗日单元, 并结合单元侵蚀算法确保计算正常进行, 空气和炸药采用任意拉格朗日-欧拉 (Arbitrary Lagrangian-Eulerian, ALE) 单元, 网格尺寸取 15mm^[2, 15]。CRC 遮弹层采用精细化细观方法^[4]进行建模, 刚玉块石体积率为 40%, 且其形状、大小及空间位置均随机分布。弹靶之间采用 *ERODING_SURFACE_TO_SURFACE 关键字表征侵蚀接触关系, 遮弹层、分配层和结构层之间采用 *AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE 关键字表征接触关系, 块石与基体之间采用 *AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_TIEBREAK 关键字表征粘结关系, 炸药和弹壳、靶体采用 *CONSTRAINED_LAGRANGE_IN_SOLID 关键字进行流固耦合。弹体初始速度设置为 340m/s, 为考虑侵彻爆炸联合作用, 采用完全重启动技术对侵彻后靶体的应力和损伤状态进行初始化, 进一步开展爆炸模拟。



(a) Composite protective structure with NSC/UHPC shield layer (b) Composite protective structure with CRC shield layer

图 2 组合式防护结构数值模型

Fig.2 Numerical simulation models of composite protective structure

针对侵彻爆炸联合作用, 应选择适用于高应变率和高压复杂状态的材料模型。

*MAT_JOHNSON_COOK 材料模型将流动应力表示为应变硬化、应变率硬化和温度软化的乘积形式, 被广泛应用于金属材料在侵彻爆炸荷载下的力学行为描述, 因此弹壳采用该材料模型和 *EOS_GRUNEISEN 状态方程表征, 相关参数取值见表 1。*MAT_RHT 材料模型定义了最大失效面、弹性屈服失效面和残余失效面三个强度面, 可描述混凝土从初始弹性响应、屈服、峰值失效到完全破碎的全过程, 适用于侵彻爆炸工况的数值仿真, 因此 NSC 和 UHPC 采用该材料模型表征, 相关参数取值见表 2。刚玉块石采用 *MAT_JOHNSON_HOLMQUIST_CERAMICS 材料模型表征, 该模型通过归一化的强度曲面定义材料的等效强度, 可以较好描述陶瓷材料的脆性断裂和破碎, 相关参数取值见表 3。*MAT_SOIL_AND_FOAM 材料模型基于多孔可压碎介质理论, 可有效模拟孔隙压实、大变形流动和复杂应力状态, 泡沫混凝土和砂采用该模型表征, 相关参数取值见表 4。此外, 炸药采用 *MAT_HIGH_EXPLOSIVE 材料模型和 *EOS_JWL 状态方程表征, 空气采用 *MAT_NULL 材料模型和 *EOS_LINEAR_POLYNOMIAL 状态方程表征, 相关参数取值分别见表 5 和表 6。

表 1 弹壳的 *MAT_JOHNSON_COOK 模型和 *EOS_GRUNEISEN 状态方程参数取值

Table 1 Parameter values for *MAT_JOHNSON_COOK model and *EOS_GRUNEISEN equation of state of projectile

| 参数 | 取值 ^[21] | 参数 | 取值 ^[21] |
|----|--------------------|----|--------------------|
|----|--------------------|----|--------------------|

爆炸与冲击
Explosion and Shock Waves

| | | | | |
|---|---------------------|--|----------|--------|
| 密度 ρ_p /($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$) | 7850 | | D_{p1} | 0.3114 |
| 剪切模量 G_p /GPa | 81 | | D_{p2} | 0.7115 |
| 屈服强度 A_p /MPa | 1303 | 失效参数 | D_{p3} | -3.053 |
| 应变硬化常数 B_p /MPa | 2483 | | D_{p4} | -0.042 |
| 应变硬化指数 n_p | 0.474 | | D_{p5} | 2.98 |
| 应变率硬化常数 C_p | 0.009 | 波速 c /($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$) | | 4569 |
| 温度软化指数 M_p | 1.07 | 粒子速度系数 S_1 | | 1.49 |
| 熔化温度 T_{melt} /K | 1793 | 粒子速度二次项系数 S_2 | | 0 |
| 室温 T_{ref} /K | 298 | 粒子速度三次项系数 S_3 | | 0 |
| 参考应变率 $\dot{\epsilon}_{p0}$ | 1.0×10^{-4} | Gruneisen 系数 γ_0 | | 2.17 |
| 比热容 CP /($\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$) | 477 | 体积修正系数 a | | 0.46 |

表 2 混凝土的***MAT_RHT** 模型参数取值

Table 2 Parameter values for ***MAT_RHT** model of concrete

| 参数 | NSC ^[5] | UHPC ^[5] | CRC 中的 UHPC 基体 ^[21] |
|---|--------------------|---------------------|--------------------------------|
| 密度 ρ_c /($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$) | 2300 | 2500 | 2500 |
| 剪切模量 G_c /GPa | 11.6 | 20.9 | 17.3 |
| 单轴抗压强度 f_c /MPa | 40 | 135.7 | 107.5 |
| 参考压缩应变率 $\dot{\epsilon}_{c0}^c$ / s^{-1} | 3×10^{-5} | 3×10^{-5} | 3×10^{-5} |
| 参考拉伸应变率 $\dot{\epsilon}_{c0}^t$ / s^{-1} | 3×10^{-6} | 3×10^{-6} | 3×10^{-6} |
| 拉压子午线强度比 Q_0 | 0.6805 | 0.6805 | 0.6805 |
| 失效面形状参数 B | 0.0105 | 0.0105 | 0.0105 |
| 剪切模量衰减系数 ζ | 0.6 | 0.6 | 0.6 |
| 失效面常数 A_c | 1.6 | 1.6 | 1.6 |
| 失效面指数 n_c | 0.61 | 0.61 | 0.61 |
| 剪压强度比 f_s^* | 0.16 | 0.16 | 0.16 |
| 拉压强度比 f_t^* | 0.1 | 0.1 | 0.1 |
| 损伤参数 D_{c1} | 0.04 | 0.04 | 0.04 |
| 损伤参数 D_{c2} | 1.0 | 1.0 | 1.0 |
| 残余面常数 A_f | 1.6 | 1.6 | 1.6 |
| 残余面指数 n_f | 0.61 | 0.61 | 0.61 |

表 3 刚玉块石的***MAT_JOHNSON_HOLMQUIST_CERAMICS** 模型参数取值

Table 3 Parameter values for ***MAT_JOHNSON_HOLMQUIST_CERAMICS** model of corundum rubble

| 参数 | 取值 ^[21] | 参数 | 取值 ^[21] |
|--|---------------------|-------------------------------------|--------------------|
| 密度 ρ_r /($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$) | 3870 | 最大拉伸静水压力 T_r /MPa | 262 |
| 剪切模量 G_r /GPa | 152 | 雨贡纽弹性极限 σ_{HEL} /GPa | 6.75 |
| 原位强度系数 A_r | 0.88 | 雨贡纽弹性极限状态对应压力 P_{HEL} /GPa | 3.65 |
| 原位强度指数 N_r | 0.64 | 损伤参数 D_{r1} | 0.0125 |
| 断裂强度系数 B_r | 0.431 | 损伤参数 D_{r2} | 1.85 |
| 断裂强度指数 M_r | 0.6 | 初始体积模量 K_{r1} /GPa | 238.1 |
| 应变率硬化系数 C_r | 0.007 | 体积模量修正系数 K_{r2} | 0 |
| 参考应变率 $\dot{\epsilon}_{r0}$ | 1.0×10^{-6} | 体积模量修正系数 K_{r3} | 0 |

表 4 C3 泡沫混凝土和砂的**MAT_SOIL_AND_FOAM* 模型参数取值

Table 4 Parameter values for **MAT_SOIL_AND_FOAM* model of C3 foam concrete and sand

| 参数 | C3 泡沫混凝土 ^[22] | 砂 ^[15, 23] | 参数 | C3 泡沫混凝土 ^[22] | 砂 ^[15, 23] |
|--|--------------------------|-----------------------|------|--------------------------|-----------------------|
| 密度 ρ_s /($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$) | 880 | 1607 | 体积应变 | ϵ_{s9} | -1.6713 |
| 剪切模量 G_s /MPa | 44.8 | 3.25 | | ϵ_{s10} | -2.3026 |
| 塑性硬化参数 A_{s0} /Pa ² | 3.0×10^{12} | 6.517×10^7 | | P_{s1} /MPa | 0 |
| 塑性硬化参数 A_{s1} /Pa | 0 | 1.289×10^4 | | P_{s2} /MPa | 1 |
| 塑性硬化参数 A_{s2} | 0 | 0.6368 | | P_{s3} /MPa | 1 |
| ϵ_{s1} | 0 | 0 | | P_{s4} /MPa | 1.38 |
| ϵ_{s2} | -0.0284 | -0.0044 | 体积应变 | P_{s5} /MPa | 1.8 |
| ϵ_{s3} | -0.2692 | -0.0087 | 对应压力 | P_{s6} /MPa | 2.23 |
| ϵ_{s4} | -0.7215 | -0.0125 | | P_{s7} /MPa | 3 |
| 体积应变 | ϵ_{s5} | -0.9416 | | P_{s8} /MPa | 4.48 |
| | ϵ_{s6} | -1.0906 | | P_{s9} /MPa | 6.27 |
| | ϵ_{s7} | -1.273 | | P_{s10} /MPa | 22.5 |
| | ϵ_{s8} | -1.4961 | | | 0.454 |

表 5 炸药的**MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN* 模型和**EOS_JWL* 状态方程参数取值

Table 5 Parameter values for **MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN* model and **EOS_JWL* equation of state of explosive

| 参数 | TNT ^[24] | HMX ^[25] | 参数 | TNT ^[24] | HMX ^[25] |
|---|---------------------|----------------------|------------|---------------------|---------------------|
| 密度 ρ_e /($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$) | 1630 | 1891 | A_e /GPa | 374 | 778 |
| 爆速 D_{CJ} /($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$) | 6930 | 9110 | B_e /GPa | 3.75 | 7.07 |
| 爆轰压力 P_{CJ} /GPa | 21 | 42 | 爆轰常数 | R_1 | 4.15 |
| 初始单位体积能量 E_{e0} /($\text{J}\cdot\text{m}^{-3}$) | 6×10^9 | 1.05×10^{11} | | R_2 | 0.9 |
| | | 0 | | ω | 0.35 |
| 相对体积 V_{e0} | 1 | 1 | | | 0.3 |

表 6 空气的**MAT_NULL* 模型和**EOS_LINEAR_POLYNOMIAL* 状态方程参数取值

Table 6 Parameter values for **MAT_NULL* model and **EOS_LINEAR_POLYNOMIAL* equation of state of air

| 参数 | 取值 | 参数 | 取值 |
|---|------------------|----------------------|------------|
| 密度 ρ_a /($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$) | 1.29 | C_0, C_1, C_2, C_3 | 0 |
| 初始单位体积能量 E_{a0} /($\text{J}\cdot\text{m}^{-3}$) | 2.5×10^5 | 气体相关常数 | C_4, C_5 |
| 相对体积 V_{a0} | 1.0 | | C_6 |
| | | | 0 |

2.2 遮弹层侵彻爆炸试验验证

程月华等^[2-3]和 Zhang 等^[20]分别开展了抗压强度为 40MPa 的 NSC、抗压强度为 135.7MPa 的 UHPC 和 CRC 靶体抗 105mm 口径弹体侵彻和 5kg TNT 炸药爆炸的联合作用试验。弹体和 TNT 炸药如图 3 (a) 所示, 弹体内部填充石蜡, 总质量为 20kg, 弹壳采用屈服强度为 1300MPa 的高强钢, TNT 炸药的直径和长度分别为 105mm 和 365mm。三种靶体如图 3 (b~d) 所示, 其尺寸分别为 2500mm×2000mm、1800mm×800mm 和 1500mm×700mm (直径×高度), 外部设置钢箍, CRC 靶体中的刚玉抗压强度为 2000MPa, 体积率为 40%, 块石粒径为 80~150mm。三种靶体试验中弹体着靶速度分别为 325m/s、375m/s 和 346m/s, 侵彻试验后取出弹体, 将炸药放置于侵彻孔洞处进一步开展爆炸试验。

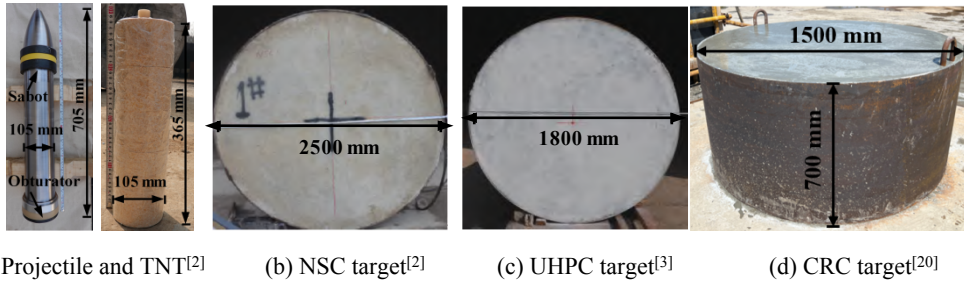
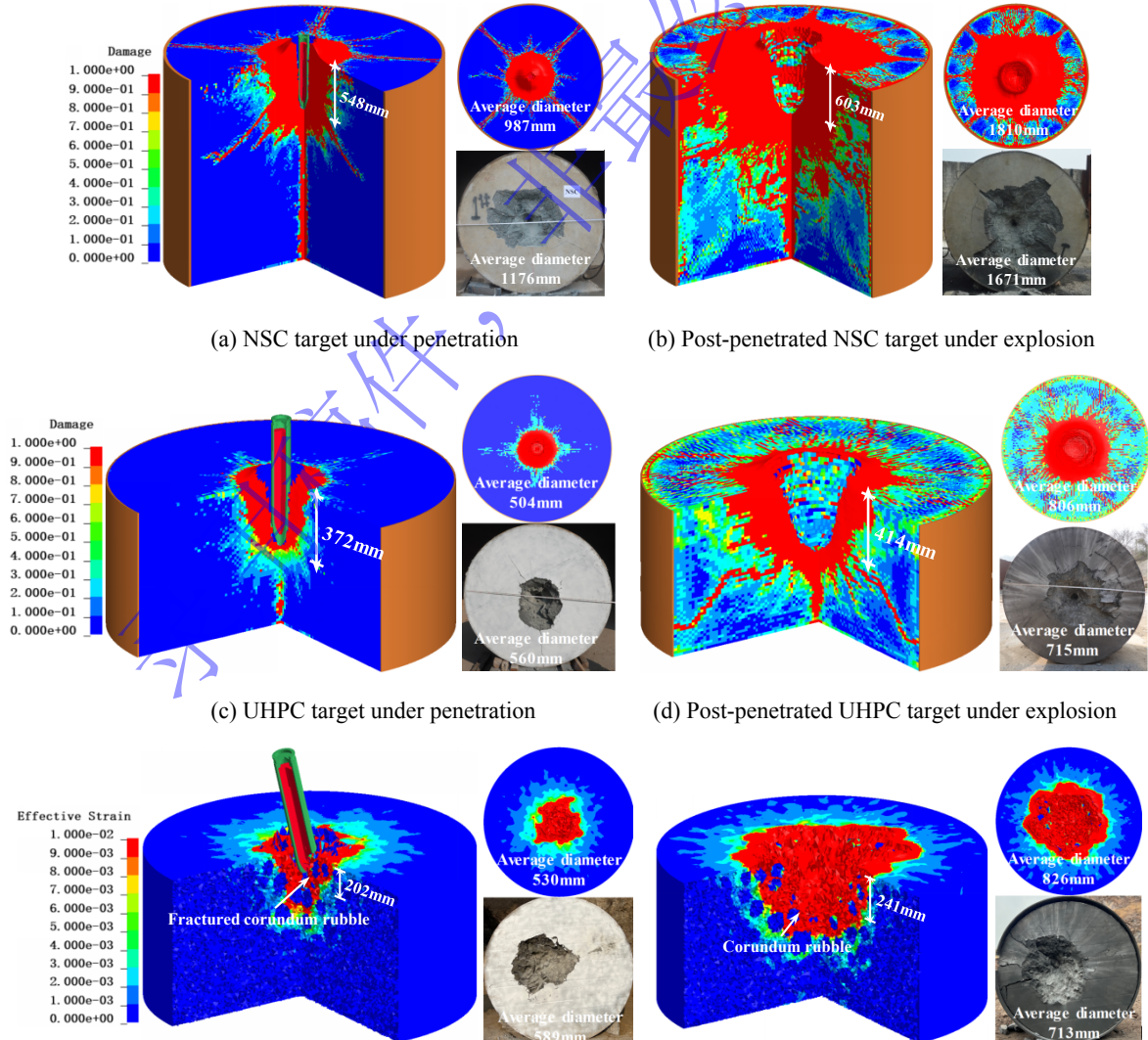


图3 弹体和三种靶体^[2, 3, 20]

Fig.3 Projectile and three types of targets^[2, 3, 20]

根据试验和 2.1 节的方法建立侵彻和爆炸工况数值模型，弹、靶、炸药和空气的材料模型及其参数分别见表 1~6。为防止出现单元畸变而导致计算终止，通过试算确定靶体材料的删除准则及其取值，NSC、UHPC、CRC 靶体中 UHPC 基体和刚玉块石的塑性应变删除阈值分别为 1.7、1、0.8 和 1.4。图 4 (a~f) 分别给出了侵彻以及侵彻爆炸联合作用下三种靶体的最终损伤云图，表 7 和表 8 进一步对比了靶体损伤的数值模拟结果与试验值。可以看出，在侵彻试验中，三种靶体的侵彻深度数值模拟预测结果与试验值的相对误差分别为 6.41%、-0.8%和 2.55%，开坑直径的相对误差分别为-16.07%、-10%和-10.02%；侵彻爆炸联合作用下，三种靶体破坏深度的相对误差分别为-11.32%、-6.97%和-6.95%，开坑直径的相对误差分别为 8.32%、12.73%和 15.85%，结果吻合较好。



(e) CRC target under penetration (f) Post-penetrated CRC target under explosion

图4 侵彻爆炸试验^[2,3,20]与数值模拟结果对比

Fig.4 Comparisons of penetration/explosion test^[2,3,20] and numerical simulation results

表7 数值模拟预测侵彻深度和开坑直径与侵彻试验^[2,3,20]结果对比

Table 7 Penetration depth and cratering diameter of penetration test^[2,3,20] and numerical simulation

| 靶体类型 | 侵彻深度 | | | 开坑直径 | | |
|------|-------|-------|--------|-------|-------|--------|
| | 试验/mm | 模拟/mm | 相对误差/% | 试验/mm | 模拟/mm | 相对误差/% |
| NSC | 515 | 548 | 6.41 | 1176 | 987 | -16.07 |
| UHPC | 375 | 372 | -0.8 | 560 | 504 | -10 |
| CRC | 196 | 201 | 2.55 | 589 | 530 | -10.02 |

表8 数值模拟预测破坏深度和开坑直径与侵彻爆炸联合作用试验^[2,3,20]结果对比

Table 8 Destruction depth and cratering diameter of combined penetration/explosion test^[2,3,20] and numerical simulation

| 靶体类型 | 破坏深度 | | | 开坑直径 | | |
|------|-------|-------|--------|-------|-------|--------|
| | 试验/mm | 模拟/mm | 相对误差/% | 试验/mm | 模拟/mm | 相对误差/% |
| NSC | 680 | 603 | -11.32 | 1671 | 1810 | 8.32 |
| UHPC | 445 | 414 | -6.97 | 715 | 806 | 12.73 |
| CRC | 259 | 241 | -6.95 | 713 | 826 | 15.85 |

2.3 组合式防护结构爆炸试验验证

方秦等^[14]和 Zhou 等^[15]分别开展了含 C3 泡沫混凝土和砂分配层的组合式防护结构抗爆试验。如图 5 (a) 所示, 含 C3 泡沫混凝土分配层的组合式防护结构直径为 2.1m, 沿厚度方向依次为 1.4m 厚的 UHPC 遮弹层、0.5m 厚的 C3 泡沫混凝土分配层和 0.5m 厚的 C40 NSC 结构层, 并在外部设置厚 16mm 的钢箍进行约束。遮弹层的上表面中心预留了直径 105mm、深度 860mm 的孔洞放置直径 98mm、长 554mm 的 TNT 药柱。分配层和 NSC 结构层顶部布置应力传感器 P1 和 P2。如图 5 (b) 所示, 含砂分配层的组合式防护结构边长为 2.2m, 沿厚度方向分为 0.3m 厚的 C60 NSC 遮弹层、0.15m 厚的砂分配层和 0.2m 厚的 C40 NSC 结构层, 其中砂分配层四边浇筑了 0.15m 厚的混凝土约束边框。遮弹层上表面中心预留了边长 75mm、深度 100mm 的孔洞以放置 1.5kg 的 TNT 药块, 并在结构层内部放置了应力传感器 P3。数值仿真中材料模型及其参数取值分别见表 1~6, 其中靶体材料的抗压强度取试验实测值, NSC 和 UHPC 的网格尺寸、接触算法以及删除准则和取值均与 2.2 节保持一致。

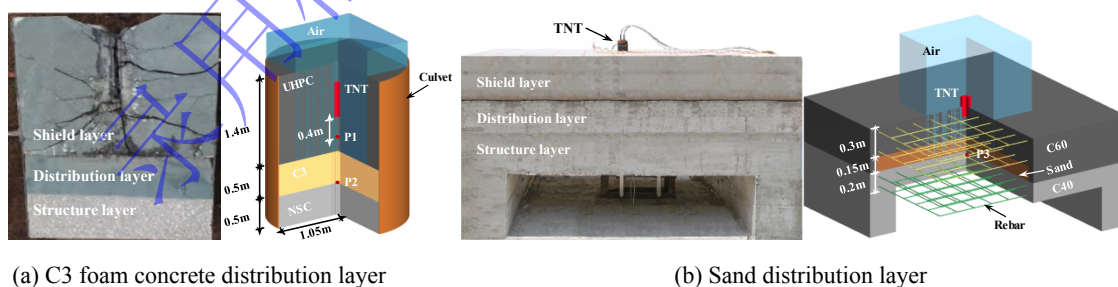


图5 组合式防护结构

Fig.5 Composite protective structure

图 6 (a~c) 和图 6 (d, e) 分别对比了爆炸作用下两种组合式防护结构的试验与数值仿真损伤破坏和测点应力历程。可以看出: (1) 含 C3 泡沫混凝土分配层的组合式防护结构爆炸试验结果中, 分配层中心处最终压实厚度为 483mm, 压缩率 (1-最终压实厚度/试验前厚度) 为 3.4%, 相应的数值模拟预测结果分别为 481mm 和 3.8%。P1 和 P2 测点应力峰值的试验和数值模拟结果分别为 2.6MPa

和 2.16MPa, 235MPa 和 208MPa, 相对误差分别为-16.92%和-11.49%; (2) 对于含砂分配层的组合式防护结构, 遮弹层开坑平均直径的试验值和数值模拟结果分别为 960mm 和 1098mm, 相对误差为 14.38%, P3 测点应力峰值的试验和数值模拟结果分别为 34.8MPa 和 31.6MPa, 相对误差为-9.19%, 且作用持时吻合很好。

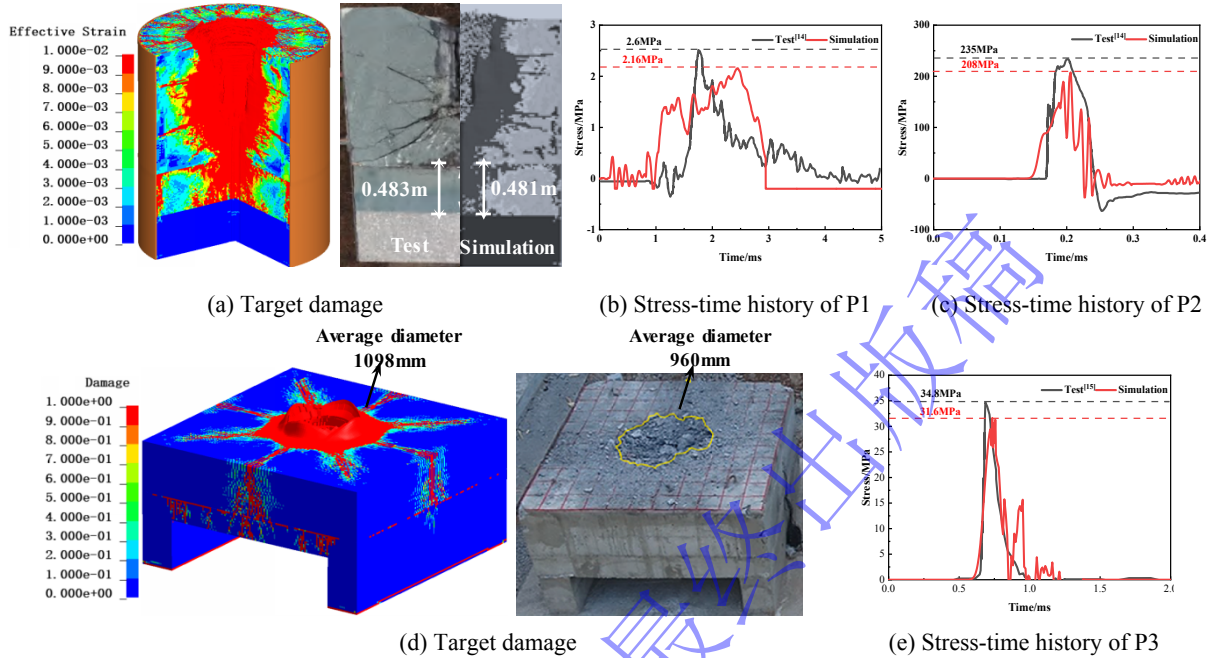


图 6 组合式防护结构爆炸试验^[14, 15]与数值模拟结果对比

Fig.6 Comparisons of explosion test^[14, 15] and numerical simulation results of composite protective structures

上述对比可以得出, 建立的精细化数值仿真分析方法, 包括三种遮弹层和两种分配层的材料模型与参数取值, 以及相应的网格尺寸和接触算法等能够较好地预测侵彻爆炸作用下遮弹层的侵彻深度和损伤破坏, 以及分配层中的爆炸波传播, 可以用于组合式防护结构的数值仿真计算与设计。

3 组合式防护结构设计实例

基于第 1 节给出的设计思路和第 2 节验证的数值仿真分析方法, 本节以“UHPC 遮弹层+泡沫混凝土分配层+NSC 结构层”组合式防护结构为例, 根据图 1 (b) 流程进行设计和校核。弹体选取 2.2 节中的 105mm 口径弹体, 以 340m/s 速度垂直侵彻, 弹载炸药类型选为奥克托今 (HMX) 炸药, 直径、长度和质量分别为 86mm、645mm 和 7kg, 材料模型及参数取值见表 5。

首先, 依据现行规范^[17]对结构层尺寸和配筋的形式进行确定。本节直接采用黄旭^[26]给出的某原型人防工程结构层形式和尺寸, 其边长和厚度分别为 5m 和 0.8m, 材料采用抗压强度为 35MPa 的 NSC, 配筋形式为双层双向配筋, 纵/横向的受拉/压钢筋配筋率均为 0.34%。

然后, 对结构层的承载力进行计算。杨志年^[18]基于板块平衡法提出了钢筋混凝土双向板的均布静态承载力计算公式, 在方形板四边固支且不考虑高温的情况下, 可简化为式 (1~4)。

$$q = \frac{6(m'_{\text{cnd}} + m) + 3T \left(\frac{v - v_0}{\sqrt{x^2 + v^2}} \right) x}{x^2} \quad (1)$$

$$m = f_y A_s (h_0 - \beta c) = T (h_0 - \beta c) \quad (2)$$

$$T = \frac{m}{h_0 - \beta c} \quad (3)$$

$$v_0 = \sqrt{\left(\frac{0.1f_y}{E}\right) \frac{3L^2}{8}} \quad (4)$$

其中 q 为均布静态承载力, m'_{end} 为单位长度固支边的负弯矩, m 为单位长度塑性铰线的截面抵抗矩, T 为单位长度塑性铰线的钢筋拉力, v 为板中心处的竖向位移容许值, v_0 为塑性铰线形成时板中心处的竖向位移, x 为半跨长度, f_y 为钢筋屈服应力, A_s 为钢筋截面积, h_0 为截面的有效高度, 在板形成塑性铰线后, $(h_0 - \beta c)$ 可取 $0.9h_0$ ^[18]。

基于上述结构层尺寸和配筋, 可计算得到结构层的均布静态承载力 q 为 1.54MPa。弹体侵彻爆炸作用传递至结构层顶部的荷载为局部动载, 因此需将均布静态承载力 q 换算为局部动态承载力 P 。方秦和柳锦春^[19]提出了地面爆炸土中爆炸波作用于浅埋结构上的动力系数 K_d 和均布系数 C_e 的确定方法, 以及局部动态承载力的计算公式 (式 (5)), 其中动力系数由结构层自振频率、动荷载等效作用时间和允许延性比等进行确定, 均布系数由非均布荷载和均布荷载对结构层所做的功以及产生的最大位移相等进行确定, 本节工况中 K_d 和 C_e 分别取 0.5 和 0.9, 因此可得到结构层的局部动态承载力为 3.42MPa。

$$P = \frac{q}{K_d C_e} \quad (5)$$

进一步采用 2.1 节验证的数值仿真分析方法对遮弹层进行设计。为满足弹体侵彻不贯穿遮弹层的防护设计需求, 通过迭代调整其厚度, 将迫使弹体停滞于该层的最小厚度确定为遮弹层的设计厚度。图 7 (a~c) 分别给出了弹体侵彻不同厚度 UHPC 遮弹层的瞬时速度时程和典型时刻遮弹层的损伤云图。可以看出, 当遮弹层厚度分别为 500mm 和 550mm 时, 弹体直接贯穿遮弹层且残余速度分别为 74.8m/s 和 58.7m/s, 不满足防护设计需求。进一步增加厚度为 600mm 时, 弹体侵彻约 2.4ms 后速度降为 0, 相应的侵彻深度为 337mm, 满足防护设计需求, 因此可以确定 UHPC 遮弹层的设计厚度为 600mm。

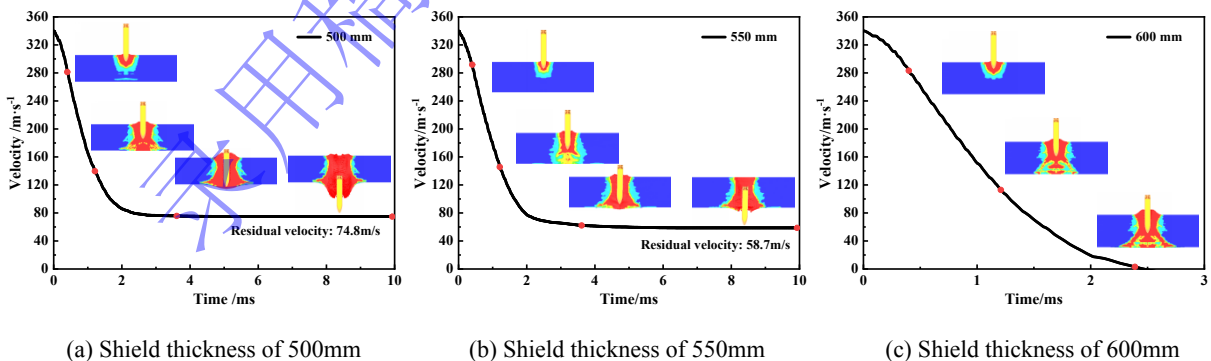


图 7 弹体侵彻不同厚度 UHPC 遮弹层的速度时程

Fig.7 Penetration velocity-time histories of UHPC shield layer with different thickness

图 7 (c) 也给出了 600mm 设计厚度下典型时刻的遮弹层的损伤云图。可以看出, 弹体停止时刻, 虽然未贯穿遮弹层, 但靶体内部损伤由弹头附近区域延展至遮弹层底部, 表明遮弹层内部可能产生贯通裂缝。进一步的爆炸作用可导致遮弹层发生震塌, 采用空气分配层会存在结构层因震塌碎块冲击引起的局部冲切破坏, 因此本节选取泡沫混凝土作为分配层。图 8 (a) 给出了不同屈服强度泡沫

混凝土的应力-应变曲线^[13]，杨亚等^[22]和方秦等^[13, 14]提出采用屈服强度略小于结构层局部动态承载力的泡沫混凝土遮弹层可充分利用其消波特性，考虑到本节结构层局部动态承载力为 3.42MPa，因此选择屈服应力为 3MPa 的 C3 泡沫混凝土作为分配层。

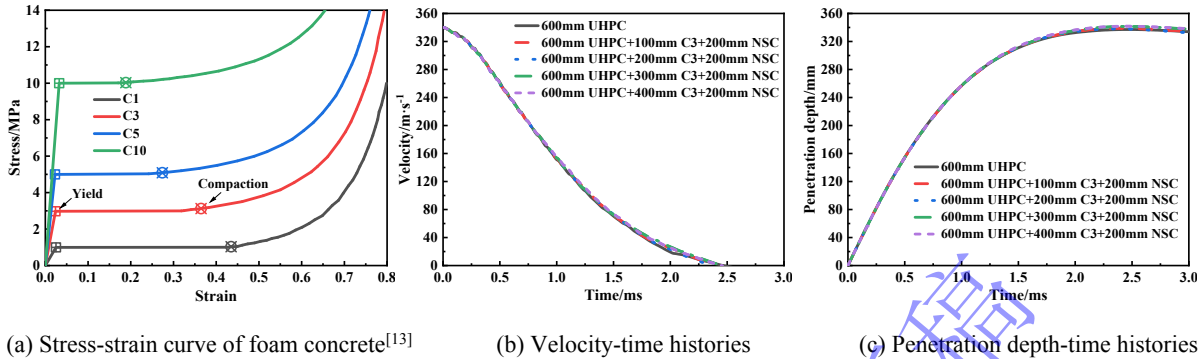
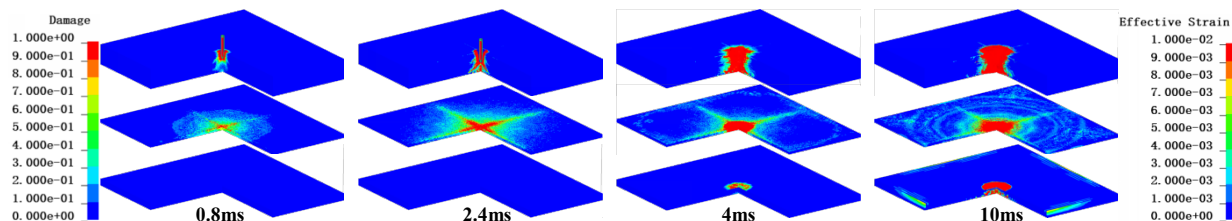
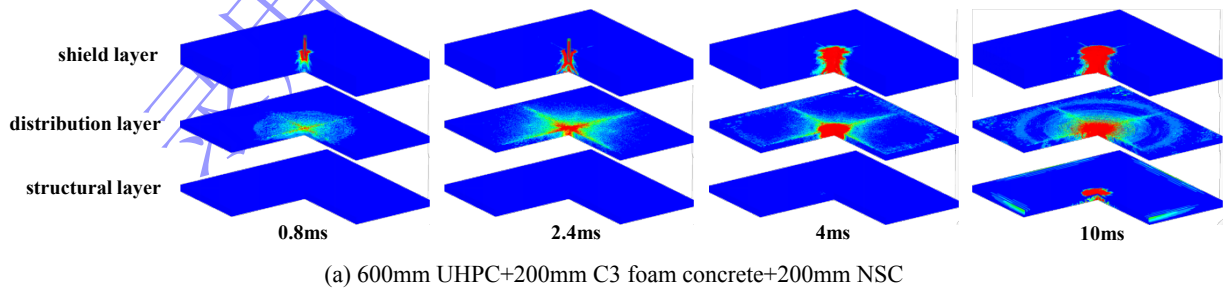


图 8 泡沫混凝土应力应变曲线^[13]以及弹体侵彻速度和深度时程

Fig.8 Stress-strain curve of foam concrete^[13] and projectile penetration depth- and velocity-time histories

建立如图 2 所示的含不同厚度 C3 泡沫混凝土分配层的组合式防护结构数值模型，通过开展侵彻爆炸联合作用数值仿真，对分配层厚度进行调整设计。由于数值模型中的结构层主要起反射应力的作用，因此将其厚度简化为 200mm 以提高计算效率。图 8 (b, c) 分别给出了不同厚度分配层工况中弹体的侵彻速度和侵彻深度的时程曲线。可以看出：C3 泡沫混凝土分配层的厚度由 0 逐渐增加到 400mm 时，弹体侵彻速度下降趋势和侵彻深度基本一致，表明弹体侵彻阻力并未因考虑层间协同作用与增加分配层厚度而明显增大，其原因在于分配层较低的强度和波阻抗。上述结果同样表明确定遮弹层厚度时数值模型可不考虑分配层作用。

根据图 8 (b) 的弹体侵彻速度时程曲线，将速度降为 0 的 2.4ms 确定为起爆时刻。图 9 (a, b) 分别给出 C3 泡沫混凝土分配层厚度为 200mm 和 100mm 时，组合式防护结构遮弹层和结构层的损伤演化云图，以及分配层的等效应变演化云图。可以看出：(1) 在侵彻阶段 (0.8ms 和 2.4ms)，两个工况各层损伤无明显差异，遮弹层先出现“弹坑+弹洞”的模式，损伤区域由弹头附近向下扩展至底部，形成倒漏斗状的侵彻损伤形态；分配层顶部首先呈现局部轻微变形，然后应变峰值逐渐增大，变形范围同时由中心向外和由顶部向下扩大；结构层无明显损伤；(2) 在爆炸阶段 (4ms 和 10ms)，两个工况遮弹层损伤范围由侵彻弹洞沿径向明显扩大，分配层的变形由集中于顶部变为中心区域沿厚度方向均出现明显变形，两个工况分配层的最终压实厚度分别为 175mm 和 72mm，对应的压缩率分别为 12.5%和 28%。



(b) 600mm UHPC+100mm C3 foam concrete+200mm NSC

图9 不同厚度分配层的“UHPC 遮弹层+C3 泡沫混凝土分配层+NSC 结构层”组合式防护结构典型时刻损伤云图

Fig.9 Instantaneous damage contours of composite protective structures with different thickness of distribution layer

进一步结合结构层顶部反射应力和应变分布确定分配层厚度。图10(a~c)分别给出了分配层厚度为200mm和100mm工况中分配层顶部入射应力和底部(即结构层顶部)反射应力和应变的分布,以及沿厚度方向的应力和应变峰值。可以看出,两个工况中分配层顶部入射应力分别为6.6MPa和6.2MPa,顶部应变峰值分别达到1.6和1.7,在0~20mm的范围内,泡沫混凝土的应力和应变峰值超过屈服强度3MPa和压实应变0.37,表明已进入应力压实增强阶段。在20~100mm(20~200mm)的范围内,泡沫混凝土的应力峰值达到屈服强度3MPa,应变峰值介于屈服应变0.03至压实应变0.37之间,且底部出现反射增强,说明处于屈服阶段。进一步结合分配层底部应变分布图可知,在分配层厚度为200mm的工况中,底部应变峰值为0.18,表明处于屈服阶段前期(0.03≤应变<0.2),尚未充分发挥其消波特性,而厚度为100mm的工况中底部应变峰值为0.47,局部区域应变超过C3泡沫混凝土的压实应变0.37,但由于应力峰值为3.1MPa,小于结构层局部动态承载力3.42MPa,可认为结构层仍处于安全状态,若继续减小分配层厚度,将导致C3泡沫混凝土更大区域范围进入压实增强阶段,应力进一步增大而超过结构层局部动态承载力。因此,C3泡沫混凝土分配层的设计厚度确定为100mm。

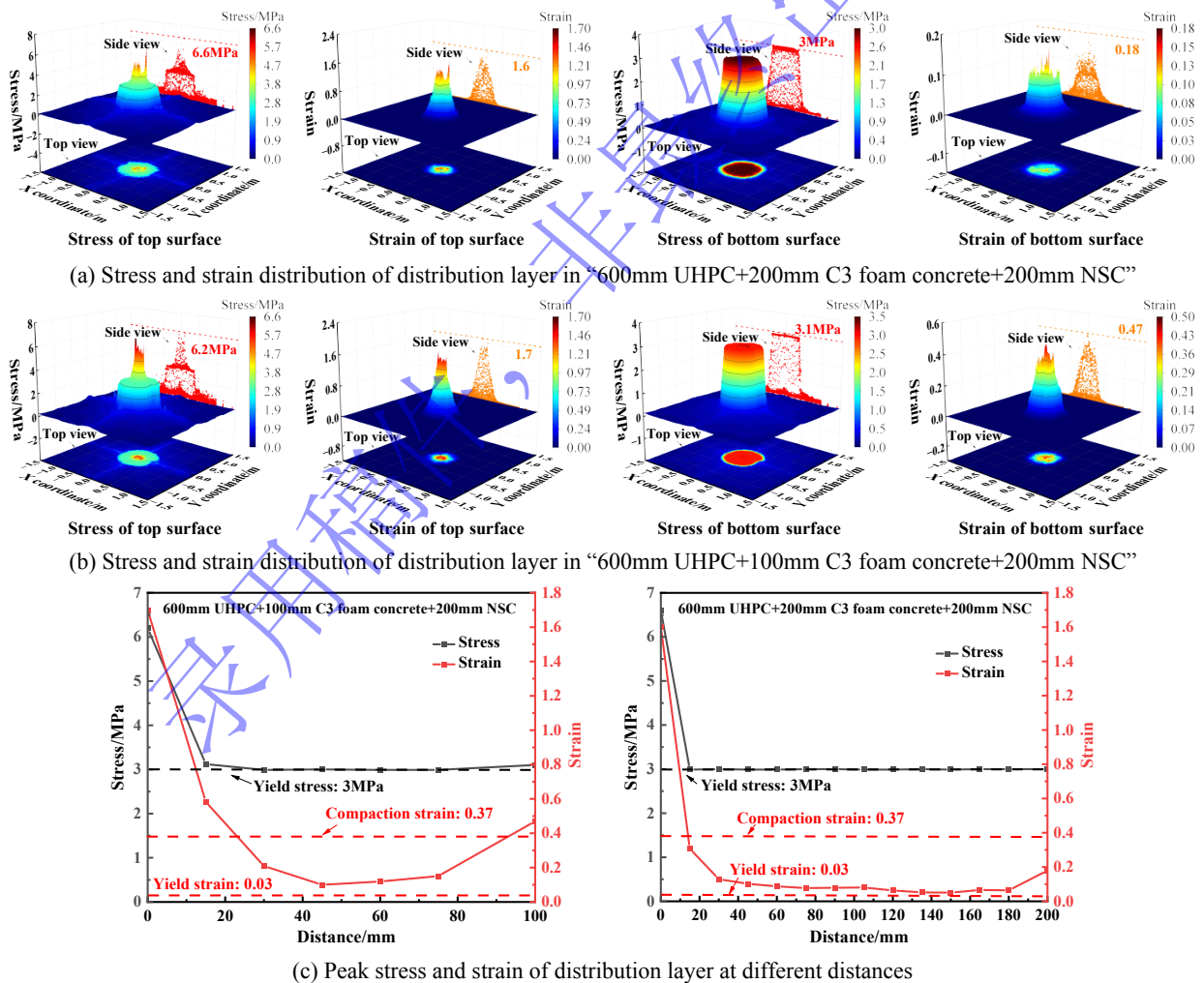


图10 “UHPC 遮弹层+C3 泡沫混凝土分配层+NSC 结构层”组合式防护结构中分配层的应力和应变分布

Fig.10 Stress and strain distributions of distribution layer in “UHPC+C3 foam concrete+NSC” composite protective structure

本节基于给定的弹体、炸药和结构层，对“UHPC 遮弹层+C3 泡沫混凝土分配层+NSC 结构层”组合式防护结构进行设计，其中结构层厚度为 800mm，遮弹层和分配层的设计厚度经数值仿真分析方法分别确定为 600mm 和 100mm。对于不同材料构成的组合式防护结构，同样可以采用上述流程确定各层厚度进行防护设计。

4 不同材料构成的组合式防护结构对比

本节基于第 3 节的设计流程和侵彻爆炸荷载，采用“600mm 遮弹层+100mm 分配层+200mm 结构层”的厚度配置，对常用的三种遮弹层和两种分配层材料构成的组合式防护结构抗侵彻爆炸联合作用性能进行对比分析，其中各层之间的接触关系和边界约束条件等均保持一致，仅对遮弹层/分配层的类型进行改变。

针对分配层材料类型，对比“UHPC 遮弹层+C3 泡沫混凝土/砂分配层+NSC 结构层”两种组合式防护结构的动态响应与损伤破坏。图 11 (a) 给出了“UHPC 遮弹层+砂分配层+NSC 结构层”组合式防护结构中各层的损伤和应变演化云图。对比图 9 (b) 和图 11 (a) 可知，两种组合式防护结构遮弹层和结构层损伤情况无明显差异，砂分配层中心处的最终压实厚度和压缩率分别为 69mm 和 31%，与 C3 泡沫混凝土分配层（图 9 (b)）接近，但其变形程度及范围大于 C3 泡沫混凝土分配层。图 11 (b) 进一步给出了砂分配层顶部和底部的应力和应变分布情况，其顶部和底部的应力峰值分别为 38MPa 和 24MPa。图 10 (b) 中相应的 C3 泡沫混凝土分配层顶部和底部的应力峰值分别为 6.2MPa 和 3.1MPa，约为砂分配层的 16%和 13%。砂分配层底部（结构层顶部）反射应力峰值远大于结构层局部动态承载力 3.42MPa，说明该工况下结构层发生局部破坏，其抗侵彻爆炸联合作用性能劣于相同厚度的 C3 泡沫混凝土分配层组合式防护结构。

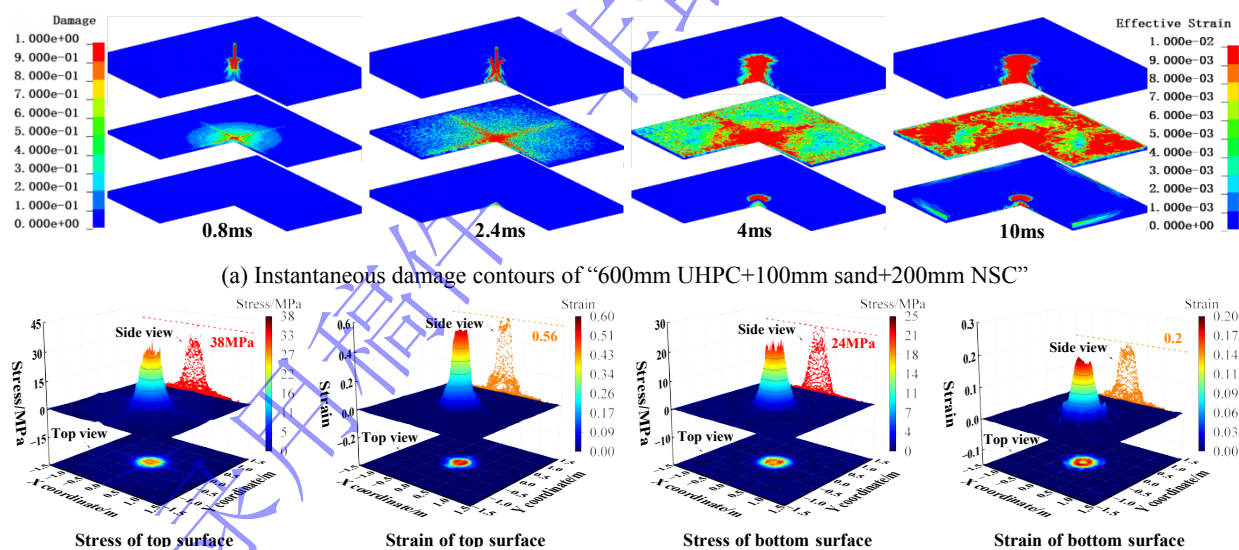


图 11 “UHPC 遮弹层+砂分配层+NSC 结构层”组合式防护结构损伤破坏与分配层的应力和应变分布

Fig.11 Instantaneous damage contours and stress and strain distributions of distribution layer in “UHPC+ sand+NSC”

针对遮弹层材料类型，对比“NSC/UHPC/CRC 遮弹层+C3 泡沫混凝土分配层+NSC 结构层”三种组合式防护结构。图 12 (a, b) 分别给出了含 NSC 和 CRC 遮弹层的组合式防护结构中各层的损伤及等效应变云图。图 12 (c) 给出了“CRC 遮弹层+C3 泡沫混凝土分配层+NSC 结构层”组合式防护结构中分配层顶部和底部的应力和应变分布。结合图 9 (b) 和图 10 (b)，可以得出：(1) NSC 遮弹层由于抗力较弱发生贯穿破坏，CRC 遮弹层中弹体侵彻深度为 292mm，约为 UHPC 遮弹层工况（337mm）的 87%，且在侵彻过程发生偏转和变形，其分配层变形范围略小于图 9 (b) 中的 UHPC

遮弹层工况；(2) CRC 遮弹层组合式防护结构中，分配层的最终压实厚度和压缩率分别为 92mm 和 8%，压缩率仅为 UHPC 遮弹层工况 (28%) 的 29%；分配层顶部入射应力和应变峰值分别为 3.4MPa 和 0.8，约为 UHPC 遮弹层工况 (6.2MPa 和 1.7) 的 55%和 47%；分配层底部应变峰值为 0.1，处于屈服阶段前期，约为 UHPC 遮弹层工况 (0.47) 的 21%；(3) CRC 遮弹层和 UHPC 遮弹层组合式防护结构中分配层底部均出现局部屈服，结构层顶部应力均小于其局部动态承载力 3.42MPa，满足防护设计要求。

综上，基于 105mm 口径弹体侵彻和 7kg HMX 炸药爆炸工况以及各层厚度相等的约束条件，本节对比分析的三种遮弹层和两种分配层材料构成的组合式防护结构中，“CRC 遮弹层+C3 泡沫混凝土分配层+NSC 结构层”组合式防护结构抗侵彻爆炸联合作用性能最优。

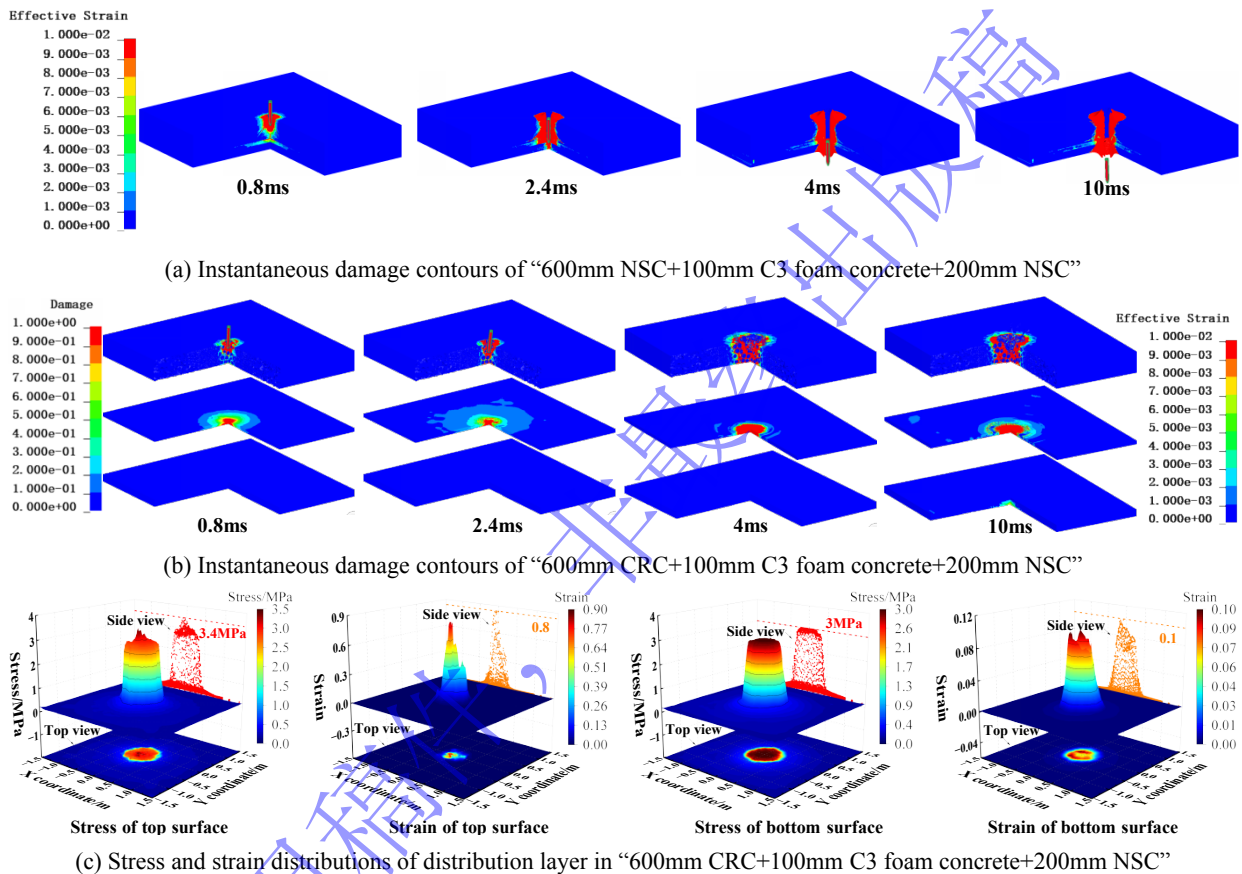


图 12 不同类型遮弹层组合式防护结构的损伤破坏以及分配层的应力和应变分布

Fig.12 Instantaneous damage contours and stress and strain distributions in different composite protective structures

5 结论

基于组合式防护结构中遮弹层、分配层和结构层的防护设计需求，首先提出了整体设计思路与流程，建立并验证了组合式防护结构抗侵彻爆炸联合作用的精细化数值仿真分析方法。进一步对“UHPC 遮弹层+C3 泡沫混凝土分配层+NSC 结构层”组合式防护结构进行实例设计。最后在弹体侵彻爆炸荷载和结构各层厚度相同的条件下，定量对比分析了三种遮弹层 (NSC、UHPC 和 CRC) 和两种分配层 (泡沫混凝土和砂) 材料构成的组合式防护结构的动态响应与损伤破坏，主要结论如下：

(1) 采用提出的设计流程和精细化数值仿真分析方法对侵彻爆炸联合作用下的组合式防护结构进行设计, 可满足弹体侵彻不贯穿遮弹层, 且经分配层消波后传递至结构层的荷载小于其局部动态承载力的防护设计需求;

(2) 含 NSC 遮弹层防护结构发生弹体贯穿, “UHPC 遮弹层+砂分配层+NSC 结构层”防护结构中结构层顶部反射应力峰值大于其局部动态承载力, 均不满足防护设计需求; “UHPC/CRC 遮弹层+C3 泡沫混凝土分配层+NSC 结构层”两种防护结构中分配层底部出现局部屈服, 结构层顶部反射应力峰值小于其局部动态承载力, 均满足防护设计需求;

(3) “UHPC 遮弹层+C3 泡沫混凝土/砂分配层+NSC 结构层”两种防护结构的分配层压缩率相近(约 30%), 但 C3 泡沫混凝土分配层顶部和底部的应力峰值为相应砂分配层的 16%和 13%, 其波阻抗失配效应更显著, 且消波性能更优;

(4) “CRC 遮弹层+C3 泡沫混凝土分配层+NSC 结构层”防护结构抗侵彻爆炸联合作用性能最优, 其遮弹层侵彻深度以及分配层的压缩率、顶部应力、应变峰值和底部应变峰值分别约为相应 UHPC 遮弹层工况的 87%、29%、55%、47%和 21%。

参考文献

- [1] 周辉, 任辉启, 吴祥云, 等. 成层式防护结构中分散层研究综述 [J]. 爆炸与冲击, 2022, 42(11): 111101. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0280.
ZHOU H, REN H Q, WU X Y, et al. A review of sacrificial claddings in multilayer protective structure [J]. Explosion and Shock Waves, 2022, 42(11): 111101. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0280.
- [2] 程月华, 周飞, 吴昊. 抗战斗部侵彻爆炸作用的混凝土遮弹层设计 [J]. 爆炸与冲击, 2023, 43(4): 045101. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0346.
CHENG Y H, ZHOU F, WU H. Design of concrete shield against the combination of penetration and explosion of warheads [J]. Explosion And Shock Waves, 2023, 43(4): 045101. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0346.
- [3] 程月华, 吴昊, 岑国华, 等. 侵彻爆炸联合作用下超高性能混凝土遮弹层设计 [J]. 爆炸与冲击, 2025, 45(1): 013301. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0061.
CHENG Y H, WU H, CEN G H, et al. Design of ultra-high performance concrete shield against combined penetration and explosion of warheads [J]. Explosion And Shock Waves, 2025, 45(1): 013301. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0061.
- [4] 吴昊, 张瑜, 程月华, 等. 典型战斗部侵彻爆炸下块石混凝土的遮弹层设计 [J]. 爆炸与冲击, 2025, 45(4): 043302. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0136.
WU H, ZHANG Y, CHENG Y H, et al. Design of rock-rubble concrete shield against the combination of penetration and explosion of warheads [J]. Explosion And Shock Waves, 2025, 45(4): 043302. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0136.
- [5] 吴昊, 岑国华, 程月华, 等. 基于战斗部侵彻动爆一体化效应的遮弹层设计 [J]. 爆炸与冲击, 2025, 45(5): 053301. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0244.
WU H, CEN G H, CHENG Y H, et al. Design of shield based on integrated effect of penetration and moving charge explosion of warheads [J]. Explosion And Shock Waves, 2025, 45(5): 053301. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0244.
- [6] 赖建中, 尹雪祥, 李宏基, 等. 基于功能梯度原理的超高性能混凝土抗侵彻爆炸性能 [J]. 硅酸盐学报, 2020, 48(8): 1188-1200. DOI: 10.14062/j.issn.0454-5648.20200231.
LAI J Z, YIN X X, LI H J, et al. Anti-penetration and explosion performance of ultra-high performance concrete based on the principle of functional gradient [J]. Journal of the Chinese Ceramic Society, 2020, 48(8): 1188-1200. DOI: 10.14062/j.issn.0454-5648.20200231.
- [7] YANG Y Z, FANG Q, KONG X Z. Failure mode and stress wave propagation in concrete target subjected to a projectile penetration followed by charge explosion: experimental and numerical investigation [J]. International Journal of Impact

- Engineering, 2023, 177: 104595. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2023.104595.
- [8] CHENG Y H, ZHOU F, WU H, et al. Resistance of composite target against combined effects of large caliber projectile penetration and successive charge explosion [J]. International Journal of Impact Engineering, 2022, 168: 104288. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2022.104288.
- [9] 李述涛, 魏万里, 陈叶青, 等. 基于体积填充法的弹体侵爆一体毁伤效应研究 [J]. 振动与冲击, 2023, 42(12): 194-204. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2023.012.022.
LI S T, WEI W L, CHEN Y Q, et al. A study on damage effect of projectile penetration and explosion integration based on a volume filling method [J]. Journal of Vibration and Shock, 2023, 42(12): 194-204. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2023.012.022.
- [10] WEI W L, CHEN Y Q, WANG Z Q, et al. Research on damage effect of the concrete target under the penetration and explosion integration [J]. Structures, 2023, 47: 1511-1523. DOI: 10.1016/j.istruc.2022.11.083.
- [11] WEI W L, CHEN Y Q, WANG Z Q, et al. Research on damage effect of penetration and explosion integration based on volume filling method [J]. International Journal of Impact Engineering, 2023, 177: 104591. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2023.104591.
- [12] 王银, 孔祥振, 方秦, 等. 弹体对混凝土材料先侵后爆炸损伤破坏效应的数值模拟研究 [J]. 爆炸与冲击, 2022, 42(1): 013301. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0132.
WANG Y, KONG X Z, FANG Q, et al. Numerical investigation on damage and failure of concrete targets subjected to projectile penetration followed by explosion [J]. Explosion and Shock Waves, 2022, 42(1): 013301. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0132.
- [13] 方秦, 高矗, 孔祥振, 等. 主体结构荷载可控的新型组合式防护结构(I): 抗爆机制 [J]. 爆炸与冲击, 2024, 44(11): 111001. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0459.
FANG Q, GAO C, KONG X Z, et al. A new composite protective structure based on the controllability of blast load on the structure layer (I): blast resistance mechanism [J]. Explosion And Shock Waves, 2024, 44(11): 111001. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0459.
- [14] 方秦, 高矗, 孔祥振, 等. 主体结构荷载可控的新型组合式防护结构(II): 影响因素及设计理念 [J]. 爆炸与冲击, 2025, 45(1): 011101. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0463.
FANG Q, GAO C, KONG X Z, et al. A new composite protective structure based on the controllability of blast load on the structure layer (II): influence factors and design concept [J]. Explosion And Shock Waves, 2025, 45(1): 011101. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0463.
- [15] ZHOU H, REN H Q, YI Z, et al. Anti-blast performance of multilayer protective structure with different sacrificial claddings [J]. Engineering Failure Analysis, 2025, 171: 109336. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2025.109336.
- [16] 颜海春, 艾德武, 袁正如, 等. 空气隔层成层式结构抗常规武器设计荷载分析 [J]. 地下空间与工程学报, 2012, 8(4): 802-806+856.
YAN H C, AI D W, YUAN Z R, et al. On the load analysis of resistance to conventional weapons under the circumstances of air buffer application [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2012, 8(4): 802-806+856.
- [17] 国家人民防空办公室. 人民防空地下室设计规范 GB 50038-2005(2023年版) [S]. 北京: 中国计划出版社, 2023.
- [18] 杨志年. 不同边界约束条件的混凝土双向板抗火性能研究 [D]. 哈尔滨工业大学, 2013. DOI:10.7666/d.D418776.
- [19] 方秦, 柳锦春. 地下防护结构 [M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2010.
- [20] ZHANG Y, CHENG Y H, WU H. Experimental and numerical study on corundum rubble ultra-high performance concrete against projectile penetration and successive charge explosion [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2026, 340: 112151. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2026.112151.
- [21] CHENG Y H, WU H, JIANG P F, et al. Ballistic resistance of high-strength armor steel against ogive-nosed projectile impact [J]. Thin-Walled Structures, 2023, 183: 110350. DOI: 10.1016/j.tws.2022.110350.
- [22] 杨亚, 孔祥振, 方秦, 等. 爆炸荷载下泡沫混凝土分配层最小厚度的计算方法 [J]. 爆炸与冲击, 2023, 43(11): 114201.

- DOI: 10.11883/bzycj-2023-0047.
- YANG Y, KONG X Z, FANG Q, et al. A calculation method for the minimum thickness of a foam concrete distribution layer under blast load [J]. Explosion And Shock Waves, 2023, 43(11): 114201. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0047.
- [23] WANG J. Simulation of landmine explosion using LS-dyna3d software: Benchmark work of simulation of explosion in soil and air [R]. Australia: Weapons Systems Division Aeronautical and Maritime Research Laboratory, 2001.
- [24] DOBRATZ B M. LLNL explosives handbook: properties of chemical explosives and explosives and explosive simulants: UCRL-52997 [R]. Livermore: Lawrence Livermore National Laboratory, 1981.
- [25] LEE L, FINGER M, COLLINS W. JWL Equation of state coefficients for high explosive: UCID-16189 [R]. Livermore: Lawrence Livermore National Laboratory, 1973.
- [26] 黄旭. 增加缓冲层的人防工程成层式防护结构抗冲击性能研究 [D]. 东南大学, 2019. DOI: 10.27014/d.cnki.gdnau.2019.001422.

(责任编辑 爆炸与冲击)